

北海道大学・院 (現コマツ)

北海道大学

北海道大学

日立金属

○松崎 拓治

野口 徹

中村 孝

五家 政人

1.緒言

球状黒鉛鑄鉄は引張強さ、靱性に優れ、繰返し荷重を受ける部材にも積極的に適用される。その際には通常、鑄肌表面を切削除去するが、鑄鉄の成形性を生かし、また経済性を考慮すると鑄肌のままでの使用が望まれる。しかし、鑄肌を除去した鑄鉄の強度評価は数多くなされているのに対して、鑄肌材についての研究は極めて少ない¹⁾²⁾。また一般に、鑄肌材の疲労強度は加工材に比べて低下することが知られている。その原因として、表面酸化物層の存在、表面の凹凸の存在、表面欠陥、および鑄肌近傍の異常組織などが挙げられるが、それら各因子の影響度については明らかにはされていない。

そこで、本研究では鑄肌構成因子のうちで、どの因子が疲労強度低下に最も影響を及ぼしているかについて検討した。

2.実験方法

供試材にはFCD400相当のフェライト地球状黒鉛鑄鉄を用いた。その化学成分及び機械的性質をそれぞれTable.1, 2に示す。これから①ワイヤブラシで砂落としを行った鑄放し材(AC材)、②AC材の鑄肌表面を深さ1mmまで切削加工をした鑄肌除去材(M材)、③鑄肌表面の粗さの影響のみを除去するために、AC材の表面を薄く研削した表面研削材(SG材)、④SG材の表面をさらに研削した酸化物層除去材(OR材)の4種類の試験片を製作した。試験片形状をFig.1に示す。試験片寸法は、高さ×厚さ×長さ=17×4×110mmである。

疲労試験は電気油圧式試験機を用いて、繰返し速度20Hz応力比0.1の片振り3点曲げで行った。(支点間距離100mm)

Table.1 Chemical composition of specimen (mass%)

C	Si	Mn	P	S	Cu	Mg
3.72	2.35	0.29	0.022	0.006	0.12	0.04

Table.2 Mechanical properties

σ (MPa)	σ_B (MPa)	ϕ (%)	HRB
1110	430	16	74

σ : Static bending strength (span=51mm)
 σ_B : Tensile strength
 ϕ : Elongation
 HRB : Rockwell B scale hardness

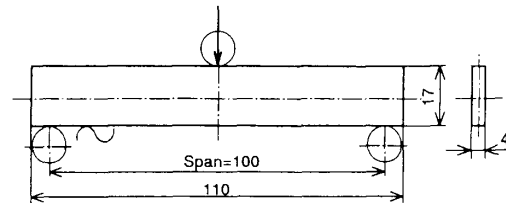


Fig.1 Specimen for fatigue test

3.実験結果および考察

Fig.2に疲労試験結果を示す。AC, M材にはS-N曲線に明確な折れ点が見られた。また、M材に対してAC材はいずれの時間強度域においても疲労強度は低下した。SG材はAC, M材に比べて、疲労寿命が大きくばらついている。これは表面の凹凸の深さ(酸化物層の深さ)のばらつきによるものである。各応力レベルで比較すると、ピンホールが起点となったもの以外は、AC, SG, OR材の順に破断までの寿命がのびた。疲労限度(10⁷時間強度)で比較すると、AC, SG材の疲労限度はほぼ同じ値であるのに対し、SG材をさらに研削したOR材は、SG材に比べて16%強度が上昇した。

AC, SG材の破面観察結果の例をそれぞれFig.3, 及びFig.4に示す。Fig.3より、AC材の破壊起点は、基地組織の谷の部分であった。Fig.4より、SG材において、高応力域の試験では、表面の酸化物層が脱落していた。これは、酸化物層と基地組織との密着性の低さを示している。破壊起点は表面にわずかに残った酸化物層が脱落した基地組織の谷の部分であった。従って、AC材の強度低下は表面の凹凸の谷の部分の切欠き効果によるものと考えられる。EPMA分析によれば、鑄肌近傍の基地組織には深さ方向での化学成分の違いはみられない。しかし、酸化物層と基地組織の間には薄い酸化鉄の層が存在しており、これが、き裂の発生を容易にしたと考えられる。

疲労限度に達したSG材に観察された表面停留き裂の一例をFig.5に示す。停留き裂の長さは10 μ m程度であり、疲労限度がき裂の停留によって定まると示唆される。

Effect of cast surface for fatigue strength in ferritic ductile cast iron

Hokkaido University T.Matsuzaki, T.Noguchi, T.Nakamura

Hitachi Metals,Ltd. M.Goka

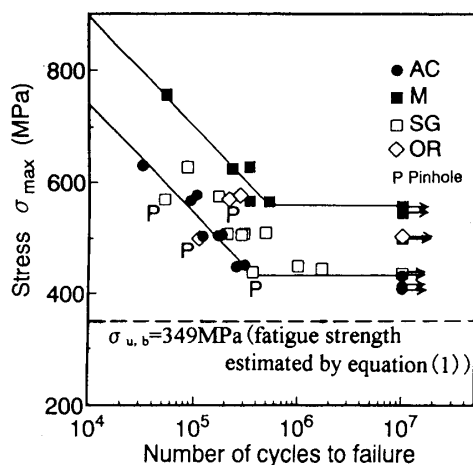


Fig.2 S-N curves

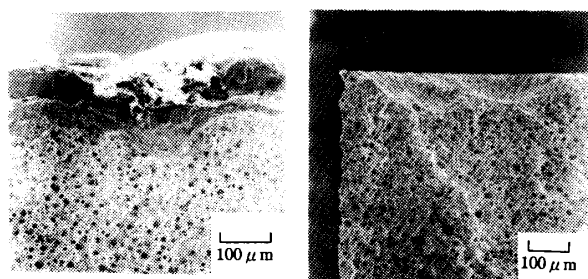


Fig.3 Fracture surface of AC Fig.4 Fracture surface of SG

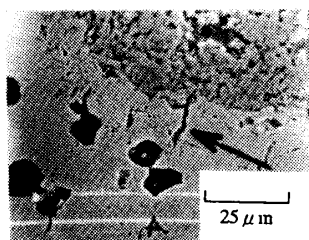


Fig.5 Non-propagating crack of SG

4. $\sqrt{\text{area}}$ パラメータモデルによる整理

疲労試験結果及び、破面観察結果によれば、AC材の疲労強度低下の主因子は、表面の凹凸の深さである。そこで実験結果をもとに、村上らによって提案されている次式³⁾を用いてAC材の疲労限度の予測を行った。

$$\sigma_w = \frac{1.43(Hv + 120)}{(\sqrt{\text{area}})^{1/6}} \cdot \left\{ \frac{(1-R)}{2} \right\}^{\alpha}, \quad \sigma_{w,b} = \frac{2\sigma_w}{(1-R)} \dots (1)$$

$\alpha = 0.226 + Hv \times 10^{-4}$, σ_w : 疲労限度における推定応力振幅 (MPa), Hv : 破壊起点付近のビッカース硬さ (=212), R : 応力比 (=0.1), $\sigma_{w,b}$: 片振り推定疲労限度 (MPa), $\sqrt{\text{area}}$: き裂を最大主応力面へ投影した投影面積の平方根

$\sqrt{\text{area}}$ は次のようにして算出する。まずAC材の表面凹凸のプロファイルを測定する。それから表面の凹凸の谷の部分の主応力面への投影面積を、凹凸深さを半径とする半円に近

似して求め、その平方根を $\sqrt{\text{area}}$ とした。検査基準面積中の $\sqrt{\text{area}}$ の最大値 $\sqrt{\text{area}}_{\max}$ を求めて、極値統計に基づいて試験片に含まれる $\sqrt{\text{area}}$ の最大値 $(\sqrt{\text{area}}_{\max})_{\max}$ を予測した。予測面積 S は 40mm^2 (試験片の破断点の最大のずれ幅 $10 \times$ 厚さ 4mm) とした。検査基準面積 $S_0 = 0.5\text{mm}^2$, 再帰期間 $T = 80$ とした。極値確率紙の横軸に $\sqrt{\text{area}}_{\max}$ をプロットした結果を Fig.6 に示す。図より、グラフはほぼ二重指数分布に従っている。これより $(\sqrt{\text{area}}_{\max})_{\max}$ の推定値は $236 \mu\text{m}$ である。この推定値を予測式に代入し、推定疲労限度 $\sigma_{w,b} = 349\text{MPa}$ が求まる。これは、AC材の実験値 $\sigma_{w,b} = 430\text{MPa}$ に比べ約20%低い。凹凸の $\sqrt{\text{area}}$ が仮定に基づいた近似値であることを考慮すると、かなりよい推定であるといえる。

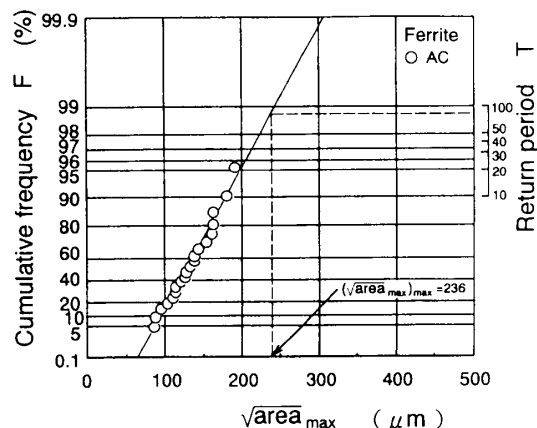


Fig.6 $\sqrt{\text{area}}_{\max}$ distributions on a probability graph of extreme values

5. 結言

(1) 鋳放し材 (AC) の疲労強度は、鋳肌除去材 (M) に比べ低下する。疲労限度は、M材に比べAC材は約23%の強度低下を示した。また、表面研削材 (SG), 及び酸化物層除去材 (OR) の疲労強度のばらつきは、表面の凹凸の深さのばらつきによるものである。

(2) AC, SG, OR材の破壊起点の多くは、酸化物層の谷の部分である。従って、AC材の強度低下は表面の凹凸の谷の部分の切欠き効果によるものである。酸化物層直下の酸化鉄が、き裂の発生を容易にしている。

(3) AC材について、 $\sqrt{\text{area}}$ パラメータモデルを用いた疲労限度の推定値は、実験値との誤差、約20%であった。鋳肌材の疲労限度を表面の凹凸から推定できる可能性を示した。

参考文献

- 1) 五家, 上西, 機論, 59-568, A(1993), 2825
- 2) 原田, 矢野, 機論, 55-511, A(1989), 392
- 3) 村上, 宇宿, 機論, 55-510, A(1989), 213